МЕХАНИКА
MECHANICS





УДК 620.17.4
https://doi.org/10.23947/2687-1653-2024-24-3-215-226

Оригинальное эмпирическое исследование

Повышение межслойной трещиностойкости полимерных тканевых композитов с помощью локального трехмерного армирования (фелтинга)

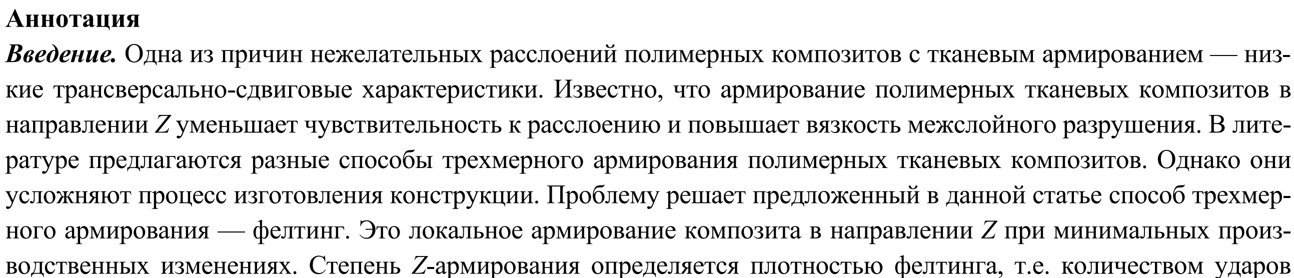


EDN: KVEMQM

Г.А. Форенталь[1] ✉, **С.Б. Сапожников**[1,2]
[1] Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск, Российская Федерация
[2] Центральный аэрогидродинамический институт имени профессора Н.Е. Жуковского, г. Жуковский, Российская Федерация
✉ gforental@mail.ru



Аннотация



Введение. Одна из причин нежелательных расслоений полимерных композитов с тканевым армированием — низкие трансверсально-сдвиговые характеристики. Известно, что армирование полимерных тканевых композитов в направлении *Z* уменьшает чувствительность к расслоению и повышает вязкость межслойного разрушения. В литературе предлагаются разные способы трехмерного армирования полимерных тканевых композитов. Однако они усложняют процесс изготовления конструкции. Проблему решает предложенный в данной статье способ трехмерного армирования — фелтинг. Это локальное армирование композита в направлении *Z* при минимальных производственных изменениях. Степень *Z*-армирования определяется плотностью фелтинга, т.е. количеством ударов иглы на 1 см^2 тканевого пакета. Цель работы — оценить влияние фелтинга на межслойную трещиностойкость композитного материала.

Материалы и методы. Межслойную вязкость разрушения G_{IIc} определяли на стеклоткани полотняного переплетения с фелтингом 10 см$^{-2}$. Материал пропитывали смолой Этал-370 и отвердителем Этал-45. Эксперименты по стандартам ASTM D7905M–14 и ГОСТ 33685–2015 проводили на испытательной машине Instron 5900R. Напряженное состояние у вершины трещины анализировали с позиции нелокальной теории прочности в программе Ansys Workbench (опция «статический прочностной анализ»). Задействовали метод конечных элементов (МКЭ).

Результаты исследования. Для образцов рассмотрели кривые «нагрузка — перемещение». Вычислили значения G_{IIc}. Обобщили итоги ENF-испытаний для плотности фелтинга 0 см$^{-2}$ и 10 см$^{-2}$. Сравнили контрольные образцы и образцы с фелтингом. В последнем случае G_{IIc} оказалась выше на ~33 %. Рассчитали напряженное состояние у вершины трещины при DCB- и ENF-нагружении. Визуализировали в виде графиков и цветовых диаграмм зависимости максимальных нормальных и касательных напряжений, а также перемещений. Для получения расчетных зависимостей «нагрузка — перемещение» с помощью МКЭ использовали обратный метод получения трансверсально-сдвиговых констант. Нагружение по схеме DCB показало, что фелтинг позволяет увеличить предел прочности на растяжение в направлении *Z* на ~18 %, с 39 до 46 МПа, а в плоскости *XZ* — на ~16 %, с 77 МПа до 89 МПа.

Обсуждение и заключение. Фелтинг как способ локального трехмерного армирования усиливает межслойную трещиностойкость полимерных тканевых композитов. Он позволяет сократить площадь расслоений после локальных ударов при эксплуатации конструкций. Гибкая технология фелтинга дает возможность создавать зоны с произвольной плотностью ударов, повышая трещиностойкость лишь в необходимых местах конструкций. МКЭ-анализ напряженного состояния у вершины трещины в рамках нелокальной теории прочности показал, что в прочностных расчетах трещину расслоения можно рассматривать как концентратор напряжений.

Ключевые слова: армирование полимерных тканевых композитов, трансверсально-сдвиговая прочность, межслойная трещиностойкость, межслоевая вязкость разрушения, фелтинговое локальное трехмерное армирование

Благодарности. Авторы выражают признательность коллегам Никонову А.В., Херувимову А.В. за помощь в изготовлении образцов для экспериментальных исследований.

Финансирование. Исследование выполнено в рамках Программы создания и развития научного центра мирового уровня «Сверхзвук» на 2020–2025 годы при финансовой поддержке Минобрнауки России (соглашение от 17 мая 2022 г. № 075–15–2022–1023).

Для цитирования. Форенталь Г.А., Сапожников С.Б. Повышение межслойной трещиностойкости полимерных тканевых композитов с помощью локального трехмерного армирования (фелтинга). *Advanced Engineering Research* (*Rostov-on-Don*). 2024;24(3):215–226. https://doi.org/10.23947/2687-1653-2024-24-3-215-226

Original Empirical Research

Increasing the Interlayer Fracture Toughness of Polymer Fabric Composites Using Local 3D-Reinforcement (Felting)

Galina A. Forental[1] ✉, **Sergey B. Sapozhnikov**[1,2]

[1] South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation

[2] Central Aerohydrodynamic Institute, Zhukovsky, Russian Federation

✉ gforental@mail.ru

Abstract

Introduction. One of the reasons for undesirable delamination of polymer composites with fabric reinforcement is low transverse shear properties. It is known that the reinforcement of polymer fabric composites in the *Z* direction reduces the sensitivity to delamination and increases the viscosity of interlayer fracture. Various methods of three-dimensional reinforcement of polymer fabric composites are proposed in the literature. However, they complicate the manufacturing process of the structure. The problem is solved by the method of three-dimensional reinforcement proposed in this article — felting. This is a local reinforcement of the composite in the *Z* direction with minimal production changes. The degree of *Z*-reinforcement is determined by the felting density, i.e., the number of needle punches per 1 cm^2 of the fabric package. The work is aimed at evaluating the effect of felting on the interlayer crack resistance of a composite material.

Materials and Methods. The interlayer fracture toughness G_{IIc} was determined on a cross-woven fiberglass with felting of 10 cm^{-2}. The material was impregnated with Etal-370 resin and Etal-45 hardener. Experiments according to ASTM D7905M–14 and GOST 33685–2015 standards were carried out on an Instron 5900R test machine. The stress state at the crack tip was analyzed with regard to the nonlocal strength theory in the ANSYS Workbench program (option “static strength analysis”). The finite element method (FEM) was used.

Results. The “load — displacement” curves were considered for the samples. Values G_{IIc} were calculated. The results of ENF tests for felting density of 0 cm^{-2} and 10 cm^{-2} were summarized. Control samples and felting samples were compared. In the latter case, G_{IIc} turned out to be ~33% higher. The stress state at the crack tip was calculated under DCB and ENF loading. The dependences of maximum normal and shear stresses, as well as displacements, were visualized in the form of graphs and color charts. To get the calculated “load — displacement” dependences using FEM, the reverse method of obtaining transverse shear constants was used. DCB loading showed that felting provided increasing the rupture strength in the *Z* direction to ~18%, by 39 to 46 MPa, and in the planes *XZ*— to ~16%, by 77 to 89 MPa.

Discussion and Conclusion. Felting as a method of local three-dimensional reinforcement enhances the interlayer crack resistance of polymer fabric composites. It provides reducing the area of stratifications after local impacts during the operation of structures. Flexible felting technology makes it possible to create zones with an arbitrary impact density, increasing fracture toughness only in the required places of structures. The FEM analysis of the stress state at the crack tip within the framework of the nonlocal strength theory has shown that in strength calculations, the stratification crack can be considered as a stress concentrator.

Keywords: reinforcement of polymer fabric composites, transverse shear strength, interlayer crack resistance, interlaminar fracture toughness, felting local three-dimensional reinforcement

Acknowledgements. The authors would like to thank colleagues A.V. Nikonov and A.V. Kheruvimov for their help in preparing the samples.

Funding Information. The research was done within the framework of the Program for the Creation and Development of the World-Class Scientific Center “Supersound” for 2020–2025 with the financial support of the Ministry of Education and Science of the Russian Federation (Agreement no. 075–15–2022–1023, dated May 17, 2022).

For Citation. Forental GA, Sapozhnikov SB. Increasing the Interlayer Fracture Toughness of Polymer Fabric Composites Using Local 3D-Reinforcement (Felting). *Advanced Engineering Research* (*Rostov-on-Don*). 2024;24(3):215–226. https://doi.org/10.23947/2687-1653-2024-24-3-215-226

Введение. Волокнистые полимерные композиты широко применяются в авиационной и космической технике благодаря значительной жесткости и прочности в направлении укладки волокон (плоскость *XY*) [1]. Однако трансверсально-сдвиговая прочность этих материалов достаточно низкая [2], так как определяется особенностями полимерной матрицы [3]. Армирование полимерных тканевых композитов в направлении *Z* позволяет уменьшить чувствительность к расслоению, т.е. повысить вязкость межслойного разрушения [4].

Известны различные методы трехмерного армирования полимерных тканевых композитов [5]. Однако они создают дополнительные сложности при изготовлении конструкций из полимерных тканевых композитов [6]. Предложенный в данной работе способ трехмерного армирования — фелтинг [7] позволяет получить локально армированный в направлении *Z* композит при минимальных изменениях в процессе производства. Степень *Z*-армирования при этом определяется плотностью фелтинга, т.е. количеством ударов иглой на 1 см^2 площади тканевого пакета [8].

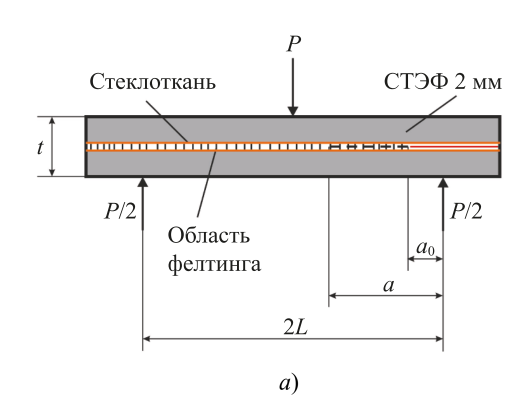
Использование различных методик определения трещиностойкости полимерных композитных материалов [9] позволяет проводить исследования на различных образцах [10] и при различных способах нагружения [11]. Один из самых распространенных подходов — метод трехточечного изгиба. В этом случае используется образец с расслоением в виде балки. Речь идет о ENF-испытаниях (от англ. end notched flexure — изгиб образца с краевым расслоением) [12], что предполагает нагружение поперечным сдвигом. Это дает возможность определить межслоевую вязкость разрушения G_{IIc} — разрушение по моде II. В вершине трещины возникают высокие касательные напряжения [13].

Еще один распространенный способ определения трансверсальных характеристик — метод двухконсольной балки (DCB-испытания (от англ. double cantilever beam — двухконсольная балка)). При DCB-испытаниях значение межслоевой вязкости разрушения G_{Ic} определяется при нагружении отрывом — разрушение по моде *I* [14]. Трещина расслоения распространяется за счет действия нормальных напряжений [15].

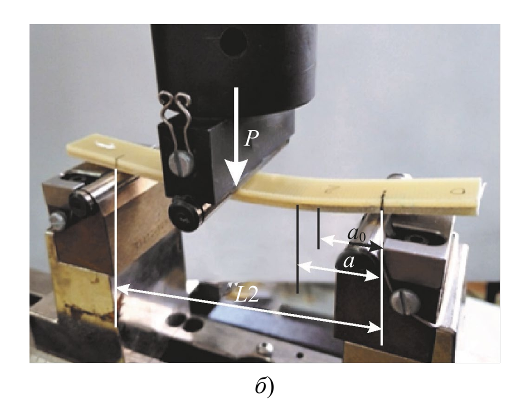
Цель представленной работы — оценить влияние фелтинга на межслойную трещиностойкость композитного материала. Для этого провели ENF-испытания (изгиб образца с краевым расслоением) композитного материала, обладающего повышенной трещиностойкостью за счет применения фелтинга. Ранее авторы изучали влияние фелтинга на межслойную трещиностойкость композитного материала при DCB-испытаниях [16]. Создали расчетную модель, основанную на нелокальной теории прочности. Она позволяет с помощью метода конечных элементов (МКЭ) для трещин различной длины рассчитать напряжения, возникающие в образцах ENF и DCB.

Материалы и методы

Экспериментальное определение межслойной трещиностойкости методом ENF. Образцы изготавливали из стеклоткани полотняного переплетения с толщиной слоя 0,2 мм. Пакет сухой стеклоткани из двух слоев пробивали на фелтинговой машине с плотностью фелтинга 10 см$^{-2}$ (на 1 см^2 сухой стеклоткани приходится 10 ударов иглой фелтинговой машины). Пакет стеклоткани пробивали таким образом, чтобы после пропитки и отверждения начальная трещина не попадала на область фелтинга. Для создания начальной трещины между двумя слоями стеклоткани помещали алюминиевую фольгу толщиной 11 мкм, покрытую разделительной смазкой Вс-М. Стеклоткань пропитывали смолой Etal-370 и отвердителем Etal-45. Для изготовления контрольных образцов два слоя сухой стеклоткани пропитали смолой Etal-370 и отвердителем Etal-45 без пробивки на фелтинговой машине. После пропитки к двум слоям стеклоткани приклеивали пластины из стеклопластика СТЭФ (рис. 1 *а*). Образцы длиной 150 мм и шириной 16 мм получали путем разрезания отвержденных пластин с помощью высокоскоростной дисковой пилы.



а)



б)

Рис. 1. Конфигурация и параметры испытаний ENF по моде II:
а — схема нагружения; *б* — фото испытаний

Механика

Задействовали испытательную машину Instron 5900R со скоростью нагружения 10 мм/мин. Расстояние между опорами $2L$ = 100 мм. Начальная длина трещины у всех образцов a_0 = 25 мм. Для выполнения калибровки податливости в широком диапазоне длин трещины разгрузили и снова нагрузили по одному образцу каждого типа. Образовавшаяся трещина служила начальной трещиной в следующем цикле нагружения.

Для обработки результатов испытаний использовали калибровку, рекомендованную стандартами ASTM D7905M–14[1] и ГОСТ 33685–2015[2]. Такой подход позволяет определить параметры A и m для каждого образца с фелтингом и каждого контрольного образца без фелтинга из линейной зависимости двух величин — податливости образца C и куба длины трещины a^3:

$$C\left(\delta / P(\delta)\right) = A + m \cdot a^3, \tag{1}$$

где P — нагрузка, прикладываемая к образцу; δ — перемещение.

После калибровки и определения параметров A и m можно найти длину трещины из выражения (1):

$$a = \left(\frac{C - A}{m}\right)^{1/3}. \tag{2}$$

Момент начала расслоения определяется условием $C(\delta) = C(P_{max})$. Значение межслойной вязкости разрушения при начале отслоения (развитие трещины):

$$G_{\text{II}c} = \frac{3m \cdot P_{max}^2 \cdot a^2}{2b}, \tag{3}$$

где P_{max} — максимальная нагрузка; a — длина трещины, рассчитанная по формуле (2) при нагрузке P_{max}; b — ширина образца.

Расчет напряженного состояния у вершины трещины при нагружении по схемам DCB и ENF. Оценка напряженного состояния у трещиноподобного концентратора проведена с позиции подходов, которые используют нелокальные напряжения [17], т.е. осредненные на некоторой базе [18]. В расчетную модель также закладывали допущение о линейно-упругом поведении материала вплоть до разрушения [16].

Основная гипотеза: за развитие трещиноподобного концентратора ответственен критерий прочности композита, включающий все компоненты осредненных на базе λ напряжений (рис. 2):

$$\left(\frac{max\,\sigma_{z\lambda}}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{max\,\sigma_{x\lambda}}{X_t}\right)^2 + \left(\frac{max\,\tau_{xz\lambda}}{S}\right)^2 - \frac{max\,\sigma_{z\lambda} \cdot max\,\sigma_{x\lambda}}{Z_t \cdot X_t} \le 1, \tag{4}$$

где Z_t и X_t — пределы прочности на растяжение в направлениях Z и X; S — предел прочности на сдвиг в плоскости XZ.

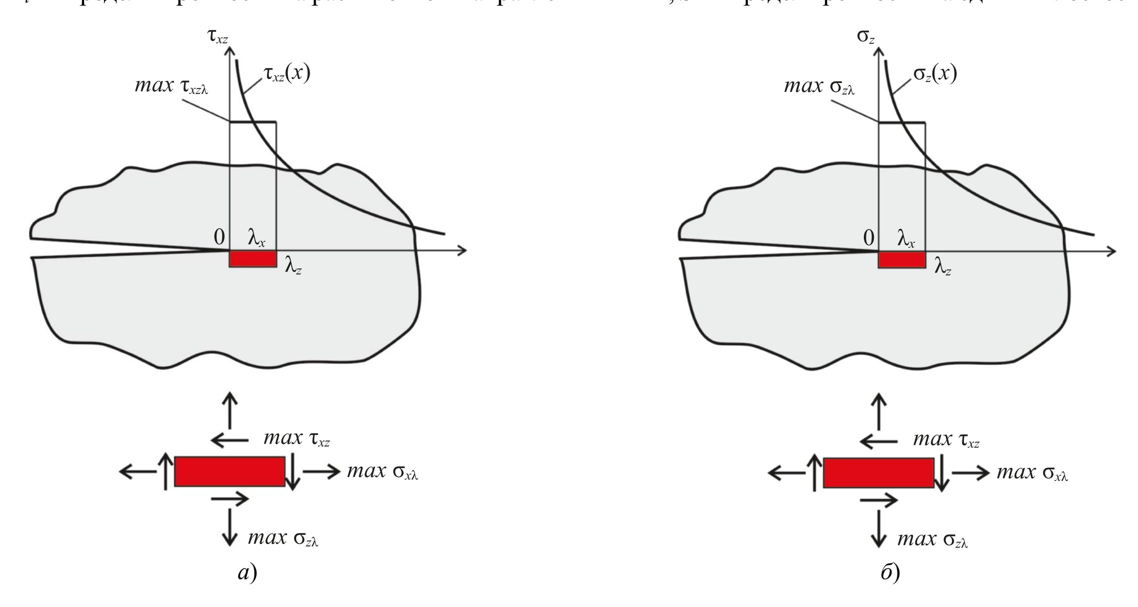


Рис. 2. Осредненные на базе λ напряжения у вершины трещины:
а — ENF-испытания; *б* — DCB-испытания

[1] ASTM D7905/D7905M–14. *Standard Test Method for Determination of the Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites.* URL: https://cdn.standards.iteh.ai/samples/89096/03be6b5e53664f13a8703bb4342d981a/ASTM-D7905-D7905M-14.pdf (дата обращения: 22.04.2024).

[2] ГОСТ 33685–2015. *Композиты полимерные. Метод определения удельной работы расслоения в условиях сдвига.* URL: https://docs.cntd.ru/document/1200127774 (дата обращения: 22.04.2024).

В связи с наличием плоскостей симметрии для ENF-нагружения построили трехмерную модель 1/2 образца с трещиной (рис. 3), для DCB-испытаний — 1/4 образца с трещиной (рис. 4). Расчеты проводили в программе Ansys Workbench (опция «статический прочностной анализ», static structural).

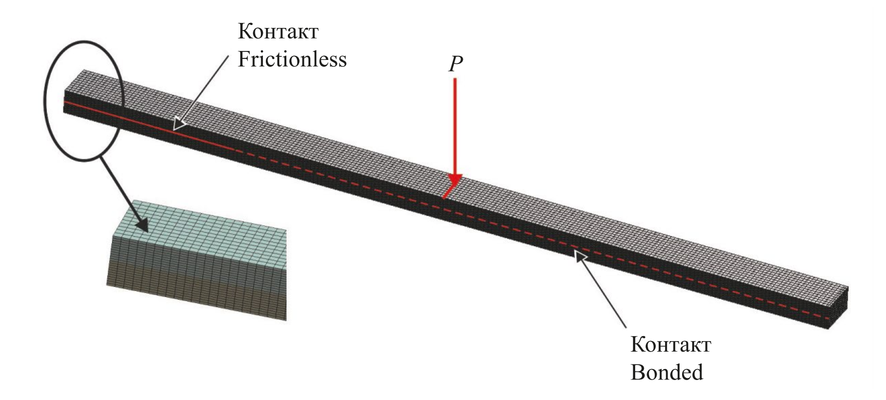


Рис. 3. Конечно-элементная модель 1/2 образца и фрагмент сетки для ENF-испытаний

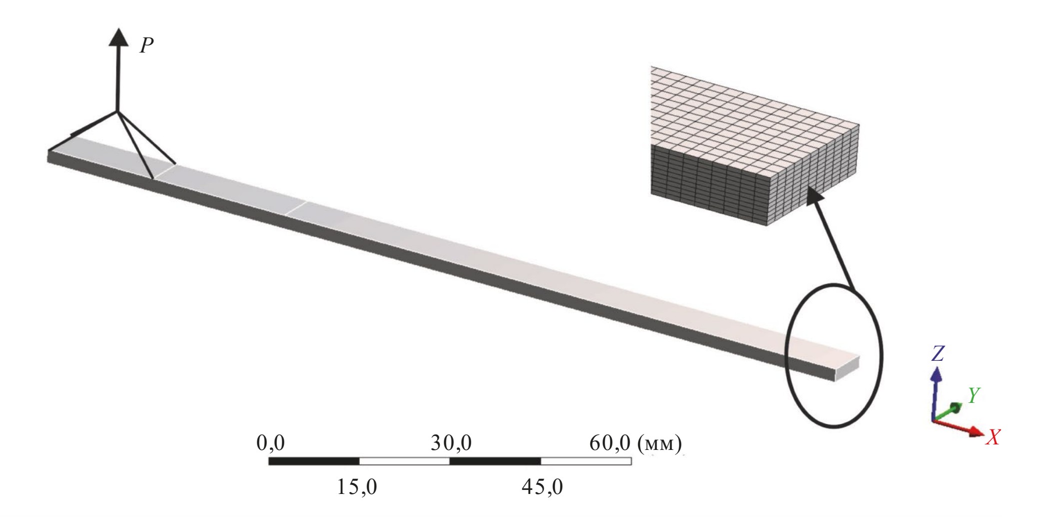


Рис. 4. Конечно-элементная модель 1/4 образца и фрагмент сетки для DCB-испытаний

При создании сетки конечных элементов задавали параметр λ_x = 0,75 мм по ширине образца [19] и параметр λ_z = 0,2 мм по толщине образца, что соответствует толщине модифицированного слоя [20]. Один конечный элемент по толщине слоя задавали в соответствии с теорией слоев (layer wise theory), используемой при оценке прочности слоев в рамках мезомеханики композитов [21]. В ENF-испытаниях общие перемещения в образце намного больше локальных перемещений от нагружающего ролика (рис. 1 *б*), поэтому в местах приложения нагрузок и опор не делали сгущение сетки конечных элементов (рис. 3). Свойства стеклопластика, использованные в расчете:

– модули упругости $E_x = E_y$ = 23 ГПа, E_z = 9 Гпа;

– модули сдвига $G_{xy} = G_{yz} = G_{xz}$ = 6 000 Гпа;

– коэффициенты Пуассона μ_{xy} = 0,15, $\mu_{yz} = \mu_{xz}$ = 0,3 [22].

Так как объемная доля трансверсального армирования меньше 1 % [16], то в расчетах принимали, что упругие свойства стеклопластика не изменяются при наличии фелтинга.

Зависимость $P(\delta)$ рассчитали в соответствии с описанной ниже последовательностью.

1. Выполнили МКЭ-расчет максимальных напряжений $max\ \sigma_{z\lambda}$, $max\ \sigma_{x\lambda}$ и $max\ \tau_{xz\lambda}$ и перемещений δ точки приложения нагрузки P = 1 Н для трещин с заданными длинами в диапазоне a = 20–90 мм (DCB) и a = 25–40 мм (ENF).

2. Методом наименьших квадратов построили аппроксимационные зависимости $\sigma_{z\lambda} = f(a, P) = P \cdot b_1 \cdot a$; $\sigma_{x\lambda} = f(a, P) = P \cdot b_2 \cdot a$; $\tau_{xz\lambda} = f(a, P) = P \cdot b_3 \cdot a$; $\delta = f(a, P) = P \cdot c_1 \cdot a^3$ (DCB) и $\sigma_{z\lambda} = f(a, P) = P \cdot b_1 \cdot a$; $\sigma_{x\lambda} = f(a, P) = P \cdot b_2 \cdot a$; $\tau_{xz\lambda} = f(a, P) = P \cdot (b_3 \cdot a + d_3)$; $\delta = f(a, P) = P \cdot (c_1 \cdot a^3 + c_2 \cdot a^2 + c_3 \cdot a + c_4)$ (ENF).

3. Определили нагрузку $P_{cr}(a_0)$ и перемещение δ_{cr}, при которых начальная длина трещины a_0 скачкообразно увеличится на λ_x = 0,75 мм при нарушении критерия прочности (4).

4. При длине трещины $a_0+n\lambda$ определили нагрузки $P(a_0+n\lambda)$ и перемещения $\delta(n)$ для n > 0.

Результаты исследования

Результаты экспериментального определения межслойной трещиностойкости методом ENF. На рис. 5 представлены кривые «нагрузка — перемещение» для всех испытанных образцов. Все кривые «нагрузка — перемещение» имеют область с постоянной податливостью (C_{lin}), соответствующую линейному соотношению «нагрузка — перемещение». Значения C_{lin} использовали для калибровки.

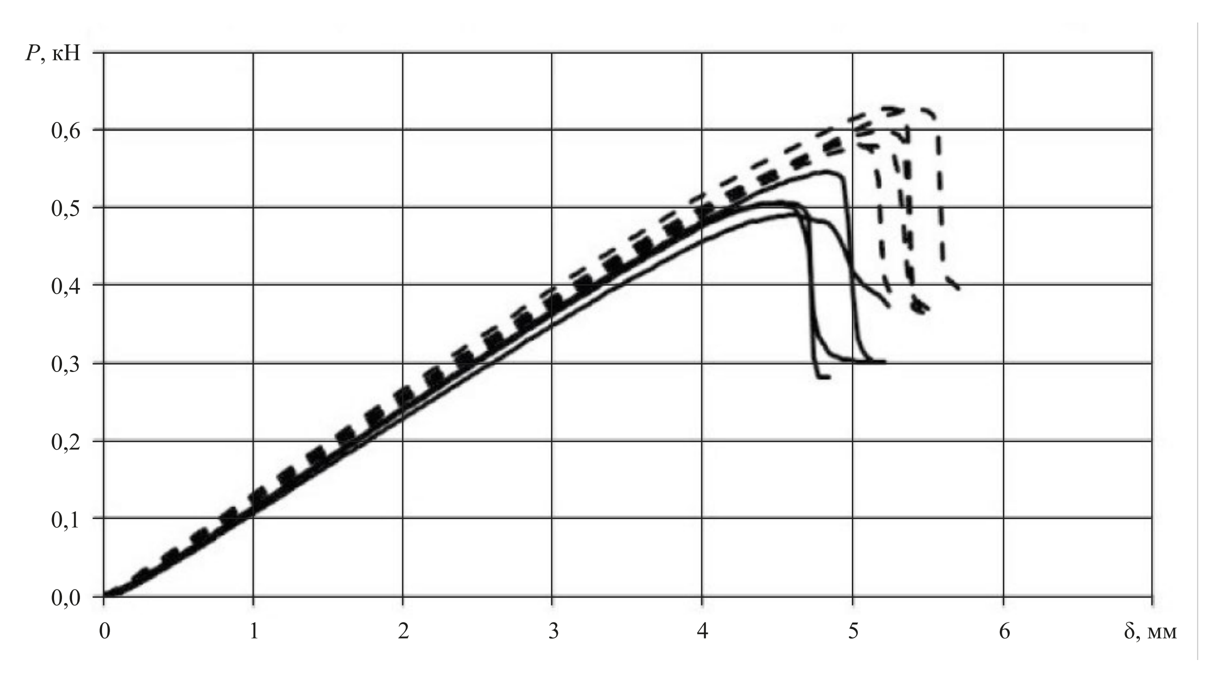


Рис. 5. Диаграммы «нагрузка — перемещение» ENF-испытаний:
——— без фелтинга; — — — с фелтингом

На рис. 6 представлены калибровочные кривые. Для образцов с фелтингом и без фелтинга податливость пропорциональна кубу длины трещины.

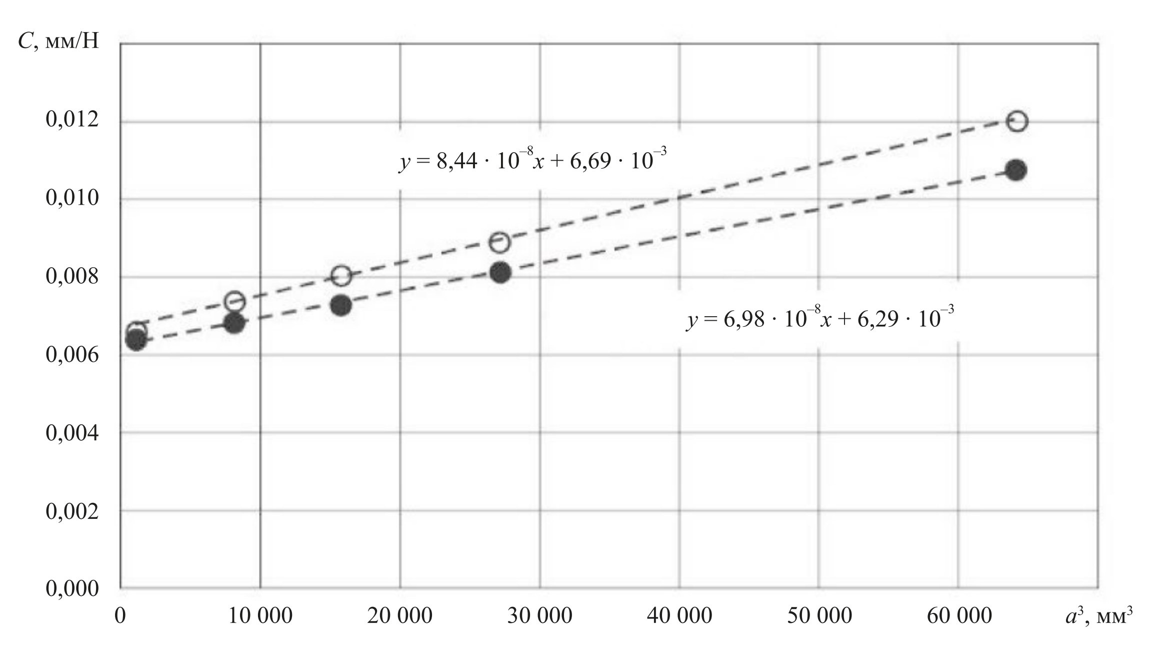


Рис. 6. Зависимость податливости образца C от куба длины трещины a^3:
○ — без фелтинга; ● — с фелтингом

Для расчета значений длины трещины a^*, соответствующих податливости в начале расслоения $C(P_{max})$, использовали полученные калибровочные кривые и уравнение (2). Для найденных значений длины трещины a^* с помощью уравнения (3) вычислили значения G_{IIc}. Результаты приводятся в таблице 1.

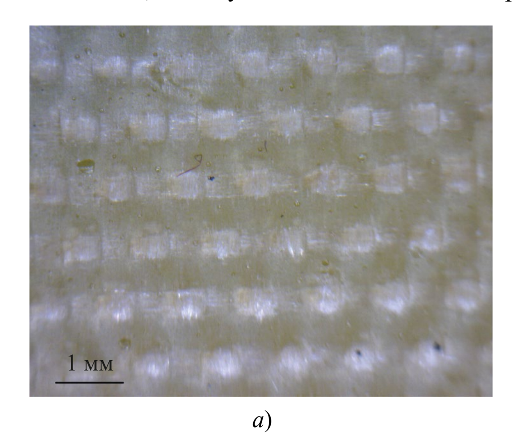
Таблица 1

Результаты ENF-испытаний

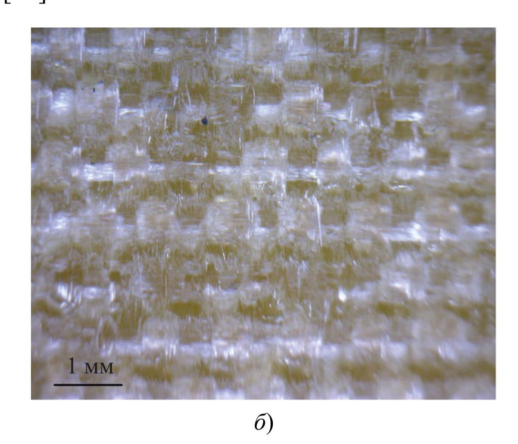
Плотность фелтинга, см$^{-2}$	a_0, мм	C_{lin}, мм/Н	$C_{(Pmax)}$, мм/Н	a*, мм	P_{max}, Н	G_{IIc}, кДж/м^2	G_{IIc} (среднее значение), кДж/м^2 (CV)
0	25	8,032	8,845	29,4	504,6	1,723	1,840 ± 0,126 (6,9 %)
0	25	7,980	8,807	29,3	544,6	1,983	
0	25	8,299	9,392	31,7	489,4	1,908	
0	25	7,905	8,900	29,7	505,2	1,746	
10	25	7,587	8,337	30,8	627,3	2,432	2,441 ± 0,154 (6,3 %)
10	25	7,849	8,677	32,4	625,8	2,682	
10	25	7,937	8,811	33,0	578,4	2,376	
10	25	7,824	8,594	32,1	581,4	2,261	
10	25	7,880	8,818	33,1	589,3	2,456	

Примечание: CV — Коэффициент вариации (от англ. coefficient variation).

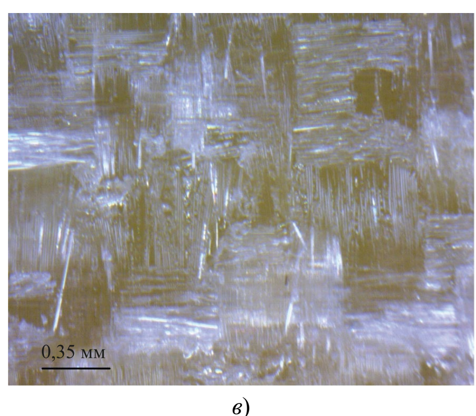
Образцы с фелтингом показали значительное (на ~33 %) увеличение межслойной вязкости разрушения G_{IIc} по сравнению с контрольными образцами. После испытаний образцы с фелтингом разделяли острым ножом и рассматривали под микроскопом. Микрофотографии зоны без фелтинга (область начальной трещины) и зоны с фелтингом (область развития трещины) представлены на рис. 7. При развитии трещины разрушаются вытянутые при фелтинге волокна, потому что их длина больше критической [16].



а)



б)



в)

Рис. 7. Микрофотографии образцов с фелтингом после ENF-испытаний:
а — зона без фелтинга (область начальной трещины); *б* — зона с фелтингом (область развития трещины);
в — зона с фелтингом (увеличенный масштаб)

Результаты расчета напряженного состояния у вершины трещины при нагружении по схемам DCB и ENF. На рис. 8, 9 показаны зависимости напряжений *max* $\sigma_{z\lambda}(a)$, *max* $\sigma_{x\lambda}(a)$, *max* $\tau_{xz\lambda}(a)$ и перемещений $\delta(a)$. Условия: P = 1 Н, нагружение по схемам DCB и ENF.

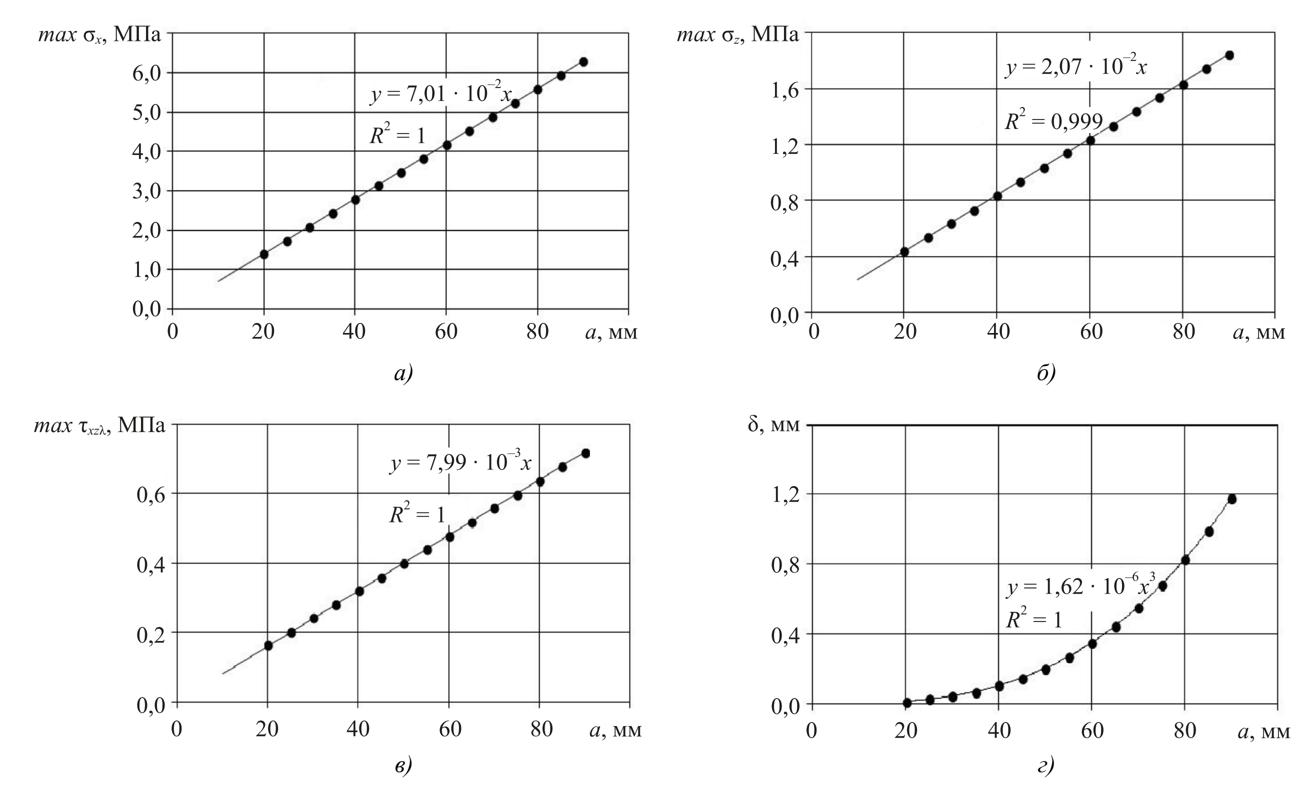


Рис. 8. DCB-нагружение. Зависимости максимальных напряжений и перемещений от длины трещины при P = 1 Н: *а* — зависимость нормальных напряжений *max* $\sigma_{x\lambda}(a)$; *б* — зависимость нормальных напряжений *max* $\sigma_{z\lambda}(a)$; *в* — зависимость касательных напряжений *max* $\tau_{xz\lambda}(a)$; *г* — зависимость перемещений $\delta(a)$

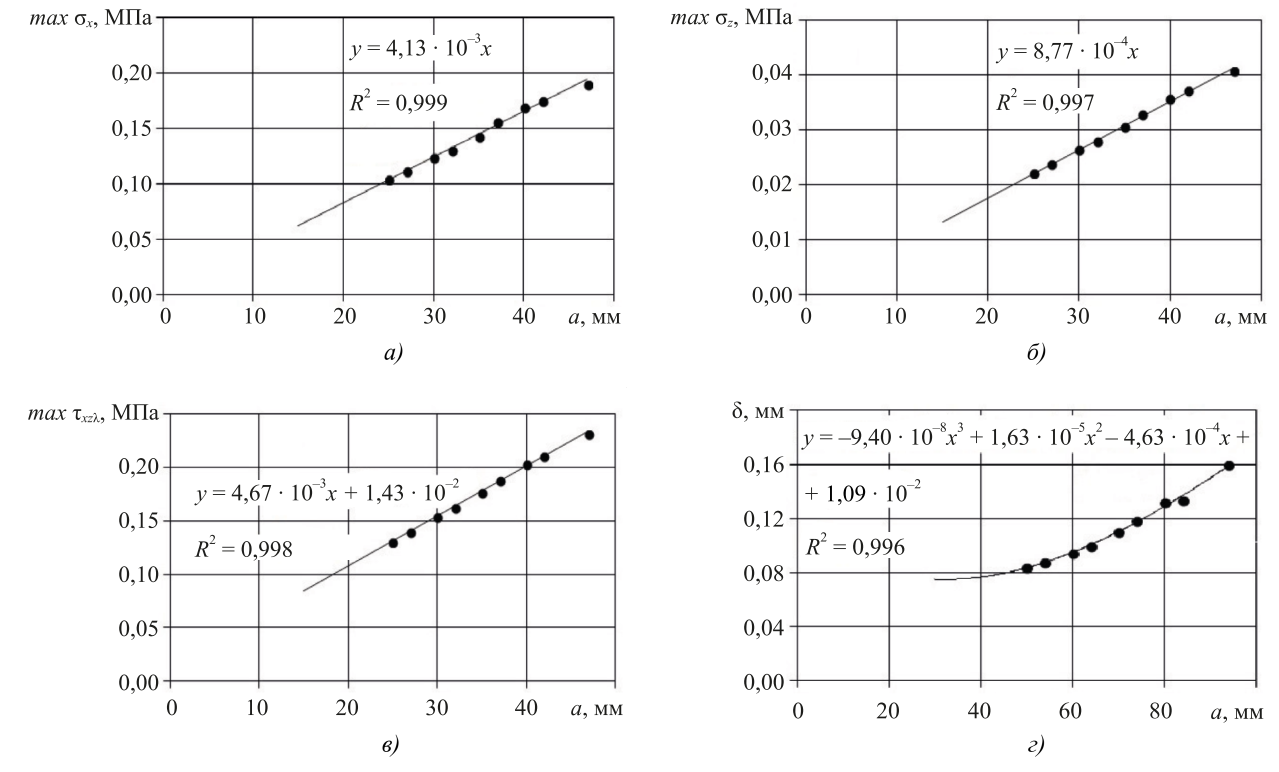


Рис. 9. ENF-нагружение. Зависимости максимальных напряжений и перемещений от длины трещины при P = 1 Н: *а* — зависимость нормальных напряжений *max* $\sigma_{x\lambda}(a)$; *б* — зависимость нормальных напряжений *max* $\sigma_{z\lambda}(a)$; *в* — зависимость касательных напряжений *max* $\tau_{xz\lambda}(a)$; *г* — зависимость перемещений $\delta(a)$

Примеры распределения напряжений у вершины трещины представлены на рис. 10, 11 при длине трещины a_0 = 30 мм.

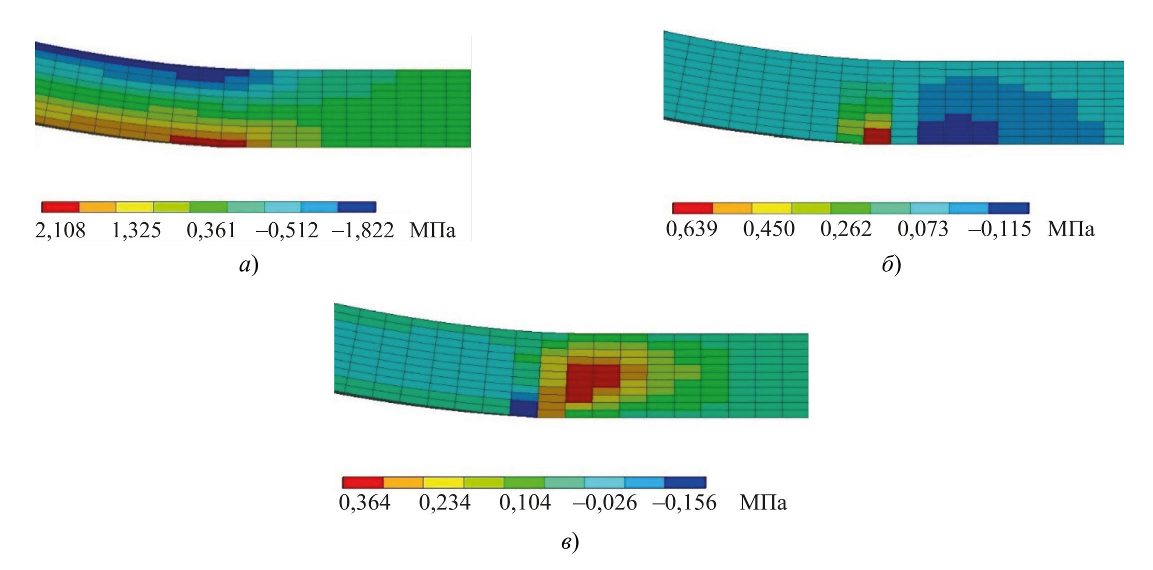


Рис. 10. Напряжения у вершины трещины при DCB-нагружении: *а* — нормальные напряжения $\sigma_{x\lambda}$; *б* — нормальные напряжения $\sigma_{z\lambda}$; *в* — касательные напряжения $\tau_{xz\lambda}$

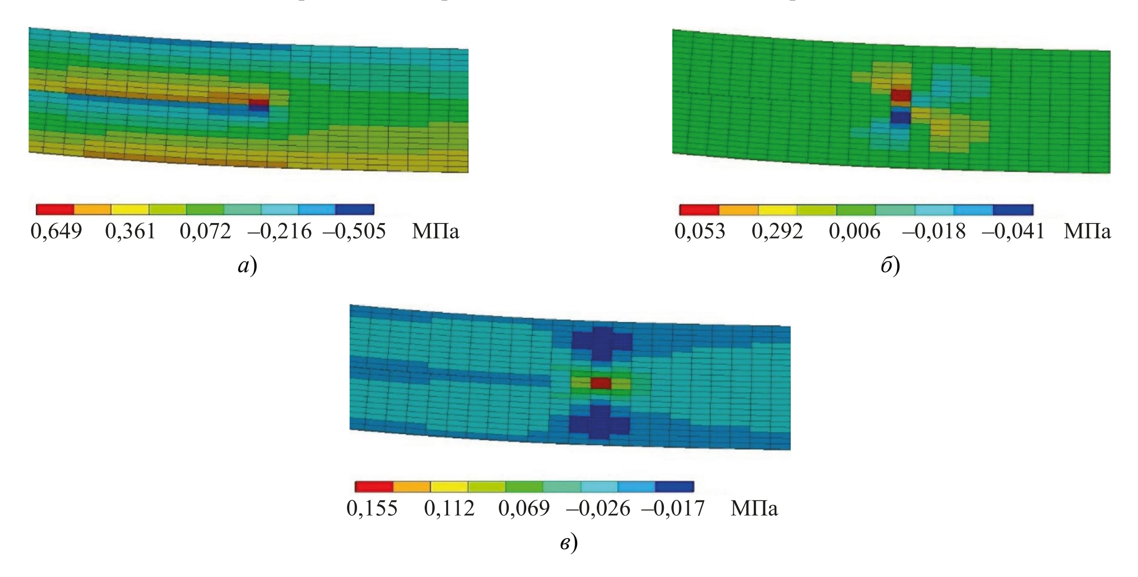


Рис. 11. Напряжения у вершины трещины при ENF-нагружении: *а* — нормальные напряжения $\sigma_{x\lambda}$; *б* — нормальные напряжения $\sigma_{z\lambda}$; *в* — касательные напряжения $\tau_{xz\lambda}$

Для получения расчетных зависимостей «нагрузка — перемещение» с помощью МКЭ учитываются характеристики прочности композита в главных направлениях, т.е. критерий (4). Представляет сложность прямое получение трансверсально-сдвиговых констант, поэтому ниже рассмотрен обратный метод. При таком подходе константы варьируются и выясняется их наилучшее сочетание. Это значит, что расчетные и экспериментальные диаграммы нагружения хорошо согласуются (среднеквадратичное отклонение перемещений при заданных нагрузках минимальное).

Результаты расчета при нагружении по схеме DCB сравнивали с экспериментом авторов, который рассмотрен в [16]. Образцы изготовили так же. Испытания провели в соответствии со стандартами ГОСТ Р 56815–2015[3] и ASTMD5528–14[4].

Расчет проводили для нагружения по схеме DCB. При расчете зависимости $P(\delta)$ для образцов без фелтинга нашли и округлили до целых значений следующие величины пределов прочности: Z_t = 39 МПа, X_t = 360 МПа, S = 82 МПа. Полученные значения 360 МПа и 39 МПа соответствуют данным по прочности стеклопластиков, указанным в [23]. Для образцов с фелтингом (плотность 10 см$^{-2}$) в расчетах получили значения X_t^* = 270 МПа,

[3] ГОСТ Р 56815–2015. *Композиты полимерные. Метод определения удельной работы расслоения в условиях отрыва.* URL: https://docs.cntd.ru/document/1200131393/titles (дата обращения 22.04.2024).
[4] ASTM D5528M–21. *Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites.* https://doi.org/10.1520/D5528_D5528M-21

Z_t* = 46 МПа и S* = 97 МПа. Таким образом, использование фелтинга позволило увеличить предел прочности на растяжение в направлении Z с 39 до 46 МПа (на ~18 %).

При нагружении по схеме DCB пределы прочности на сдвиг в плоскости XZ S и S* не вносят большой вклад в критерий (4), поэтому полученные в расчетах по схеме DCB значения S = 82 МПа и S* = 97 МПа нужно уточнить по схеме нагружения ENF. Отметим, что влияние нормальных напряжений в направлениях X и Z незначительно по сравнению с касательными напряжениями при нагружении по схеме ENF. Поэтому в расчетах при поиске значений S и S* величины Z_t, X_t, Z_t* и X_t* брали из решения обратной задачи при нагружении по схеме DCB.

Из условия наилучшей согласованности экспериментальных и расчетных кривых $P(\delta)$ (среднеквадратичное отклонение перемещений при заданных нагрузках минимальное) определили значения S = 77 МПа (без фелтинга) и S* = 89 МПа (с фелтингом). Как видим, фелтинг позволил увеличить предел прочности на сдвиг в плоскости XZ на ~16 %.

На рис. 12–13 приводятся экспериментальные диаграммы «нагрузка — перемещение», а также расчетные зависимости $P(\delta)$ при найденных значениях пределов прочности:

– Z_t = 39 МПа, X_t = 360 МПа, S = 77 МПа (для контрольных образцов без фелтинга);

– Z_t* = 46 МПа, X_t* = 270 МПа, S* = 89 МПа (для образцов с фелтингом).

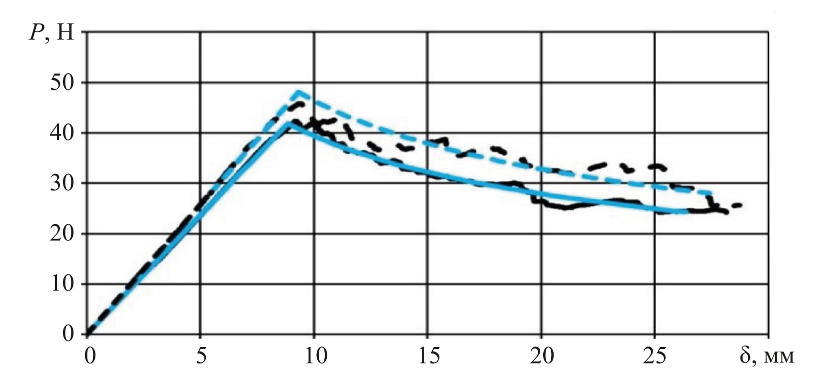


Рис. 12. Экспериментальные диаграммы «нагрузка — перемещение» [16] и расчетные зависимости $P(\delta)$: ▬ DCB-испытания образцов без фелтинга; ▬ расчет без фелтинга (Z_t = 39 МПа, X_t = 360 МПа, S = 77 МПа); - - - DCB-испытания образцов с фелтингом; - - - расчет с фелтингом (Z_t* = 46 МПа, X_t* = 270 МПа, S* = 89 МПа)

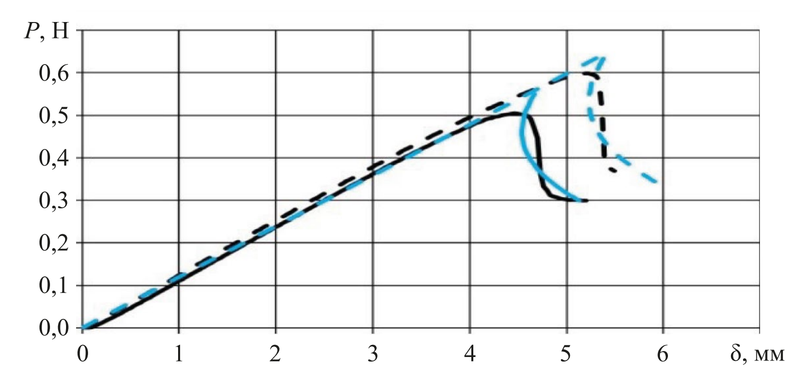


Рис. 13. Экспериментальные диаграммы «нагрузка — перемещение» и расчетные зависимости $P(\delta)$: ▬ ENF-испытания образцов без фелтинга; ▬ расчет без фелтинга (Z_t = 39 МПа, X_t = 360 МПа, S = 77 МПа); - - - ENF-испытания образцов с фелтингом; - - - расчет с фелтингом (Z_t* = 46 МПа, X_t* = 270 МПа, S* = 89 МПа)

Обсуждение и заключение. Исследования тканевого композита показали, что фелтинг плотностью 10 см$^{-2}$ увеличивает вязкость межслойного разрушения G_{IIc} на ~33 %.

С помощью МКЭ проанализировали напряженное состояние в квазистатической упругой постановке задачи и с использованием нелокальной теории прочности для разработанных численных моделей балки с трещинами известной длины. Особенностью расчетов было то, что в них не использовали контактные алгоритмы, а рассматривали лишь разрушение слоя композита, ближайшего к трещине, и соответствующее изменение площади склейки слоев. То есть трещина рассматривалась как концентратор напряжений. Критерий прочности композита, содержащий три параметра и записанный через осредненные напряжения, позволяет использовать метод пошагового продвижения трещины для прогнозирования кривой «нагрузка — перемещение».

Использование фелтинга плотностью 10 см$^{-2}$ увеличивает предел прочности на растяжение композита в направлении Z на ~18 %, а предел прочности на сдвиг в плоскости XZ — на ~16 %. Это стало известно из решения обратной задачи, т.е. поиска характеристик прочности материала по критерию (4) и кривой «нагрузка — перемещение».

Итоги представленного исследования найдут свое практическое применение. В частности, их можно использовать в задачах прогнозирования дефектов типа расслоений (например, при низкоскоростных ударах по композитам в обшивках летательных аппаратов). Результаты данной научной работы будут полезны для устранения указанных дефектов с помощью фелтинга.

Список литературы / References

1. Callister WD Jr., Rethwisch DG. *Materials Science and Engineering: An Introduction.* 10th edn. Hoboken, NJ: Wiley; 2018. 992 p. URL: https://www.wiley.com/en-us/Materials+Science+and+Engineering%3A+An+Introduction%2C+10th+Edition-p-9781119405498 (accessed: 22.04.2024).

2. Wei Tan, Falzon BG, Chiu LNS, Price M. Predicting Low Velocity Impact Damage and Compression-After-Impact (CAI) Behaviour of Composite Laminates. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2015;71:212–226. https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2015.01.025

3. Balasubramani Veerappan, S Rajendra Boopathy. Prediction of Residual Tensile Strength of Laminated Composite Plates after Low Velocity Impact. *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences*. 2014;9(3):320–325.

4. Abrate S. *Impact on Composite Structures*. Cambridge: Cambridge University Press; 2009. 289 p. https://doi.org/10.1017/CBO9780511574504

5. Liyong Tong, Mouritz AP, Bannister MK. *3D Fibre Reinforced Polymer Composites.* Amsterdam: Elsevier Science; 2002. 254 p. https://doi.org/10.1016/B978-0-08-043938-9.X5012-1

6. Jinlian Hu. *3-D Fibrous Assemblies: Properties, Applications and Modeling of Three-Dimensional Textile Structures.* Sawston, Cambridge: Woodhead Publishing; 2008. 280 p.

7. Chen Xiaoming, Zhao Yufen, Zhang Chunyan, Wang Xiaoxu, Chen Li. Robot Needle-Punching for Manufacturing Composite Performs. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*. 2018;50:132–139. https://doi.org/10.1016/j.rcim.2017.09.008

8. Forental GA, Kheruvimov AV, Nikonov AV, Sapozhnikov SB. Stack Fabric Felting to Get PCM G_{IIc} Improvement and LVI Tolerance. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2021;1024(1):012001. https://doi.org/10.1088/1757-899X/1024/1/012001

9. Sham MS, Venkatesha CS, Jayaraju T. Experimental Methods of Determining Fracture Toughness of Fiber Reinforced Polymer Composites under Various Loading Conditions. *Journal of Minerals and Materials Characterization and Engineering*. 2011;10(13):1263–1275. http://doi.org/10.4236/jmmce.2011.1013099

10. Pinho S, Robinson P, Iannucci L. Developing a Four Point Bend Specimen to Measure the Mode I Intralaminar Fracture Toughness of Unidirectional Laminated Composites. *Composites Science and Technology*. 2009;69(7–8): 1303–1309. https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2009.03.007

11. Issam Tawk, Jihad Rishmany, Nicolas Saba, Pablo Navarro, Jean-Francois Ferrero. Experimental Study of the Interlaminar Fracture of Composite Materials in Mode III by MSCB Test. *Composite Structures*. 2020;233:111548. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.111548

12. Hossein Saidpour, Mehdi Barikani, Multu Sezen. Mode-II Interlaminar Fracture Toughness of Carbon/Epoxy Laminates. *Iranian Polymer Journal.* 2003;12(5):389–400.

13. Sham Prasad MS, Venkatesha CS, Jayaraju T. Experimental Methods of Determining Fracture Toughness of Fiber Reinforced Polymer Composites under Various Loading Conditions. *Journal of Minerals and Materials Characterization and Engineering*. 2011;10(13):1263–1275. http://doi.org/10.4236/jmmce.2011.1013099

14. Ying Zeng, Hong-Yuan Liu, Yiu-Wing Mai, Xu-Sheng Du. Improving Interlaminar Fracture Toughness of Carbon Fibre/Epoxy Laminates by Incorporation of Nano-Particles. *Composites Part B: Engineering*. 2012;43(1):90–94. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2011.04.036

15. Kadhum A, Muslim ZR, Jaffer HI. Interlaminar Fracture of Micro and Nano Composites Special. *Acta Physica Polonica: Series A*. 2019;135(5):1126–1128. http://doi.org/10.12693/APhysPolA.135.1126

16. Форенталь Г.А., Сапожников С.Б. Перспективы технологии фелтинга для локального трехмерного армирования полимерных тканевых композитов. *Композиты и наноструктуры*. 2022;14(4):233–245. https://doi.org/10.36236/1999-7590-2022-14-4-233-245233

Forental GA, Sapozhnikov SB. Prospects of Felting Technology for Local 3D-Reinforcement of Polymer Fabric Composites. *Composites and Nanostructures*. 2022;14(56):233–245. https://doi.org/36.10236/1999-7590-2022-14-4-233-245233

17. Maimi P, Gonzalez EV, Gascons N, Ripoll L. Size Effect Law and Critical Distance Theories to Predict the Nominal Strength of Quasibrittle Structures. *Applied Mechanics Reviews*. 2013;65(2):020803. https://doi.org/10.1115/1.4024163

18. Hoang Thai Nguyen, A Abdullah Dönmez, Zdenek P Bazant. Structural Strength Scaling Law for Fracture of Plastic-Hardening Metals and Testing of Fracture Properties. *Extreme Mechanics Letters*. 2021;43(1):101141. https://doi.org/10.1016/j.eml.2020.101141

19. Taylor D. *The Theory of Critical Distances: A New Perspective in Fracture Mechanics*. Amsterdam: Elsevier Science; 2007. 306 p. https://doi.org/10.1016/B978-0-08-044478-9.X5000-5

20. Mahmoodi MJ, Khamehchi M. Finite Element Analysis of Free Corner Effects in Composite Laminates Based on a Global–Local Model. *Archive of Applied Mechanics*. 2023;93(12):4327–4350. http://doi.org/10.1007/s00419-023-02494-1

21. Jaehong Lee, Zafer Gurdal, O Hayden Griffin Jr. Layer-Wise Approach for the Bifurcation Problem in Laminated Composites with Delaminations. *AIAA Journal*. 1993;31(2):331–338. https://doi.org/10.2514/3.11672

22. Сапожников С.Б. Разрушение тканевых композитов с концентраторами напряжений: учет неупругого деформирования в численном моделировании. *Композиты и наноструктуры*. 2020;2(46):31–39. https://doi.org/10.36236/1999-7590-2020-12-2-31-39

Sapozhnikov SB. Failure of Fabric Reinforced Composite with Concentrators: Implementation of Inelastic Deformation in Numerical Simulation. *Composites and Nanostructures*. 2020;12(45):31–39. https://doi.org/10.36236/1999-7590-2020-12-2-31-39

23. Barbero EJ. *Introduction to Composite Materials Design*, 2nd ed. Boca Raton: CRC Press; 2011. 562 p. https://doi.org/10.1201/9781439894132

Об авторах:

Галина Анатольевна Форенталь, инженер-исследователь Южно-Уральского государственного университета (454080, Российская Федерация, г. Челябинск, пр. Ленина, 76), SPIN-код, ORCID, ScopusID, gforental@mail.ru

Сергей Борисович Сапожников, доктор технических наук, профессор Южно-Уральского государственного университета (454080, Российская Федерация, г. Челябинск, пр. Ленина, 76), ведущий ученый Центрального аэрогидродинамического института имени профессора Н.Е. Жуковского (140180, Российская Федерация, г. Жуковский, Московская область, ул. Жуковского, 1), SPIN-код, ORCID, ScopusID, ResearcherID, sapozhnikovsb@susu.ru

Заявленный вклад авторов:

Г.А. Форенталь: проведение экспериментов и расчетов, анализ результатов исследований, формулирование выводов, подготовка текста статьи, оформление статьи.

С.Б. Сапожников: научное руководство, корректировка текста статьи.

Конфликт интересов: **авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.**

Все авторы прочитали и одобрили окончательный вариант рукописи.

About the Authors:

Galina A. Forental, Research Engineer, South Ural State University (76, Lenin Ave., Chelyabinsk, 454080, Russian Federation), SPIN-code, ORCID, ScopusID, gforental@mail.ru

Sergey B. Sapozhnikov, Dr.Sci. (Eng.), Professor of the Engineering Mechanics Department, South Ural State University (76, Lenin Ave., Chelyabinsk, 454080, Russian Federation), Leading Scientist, Central Aerohydrodynamic Institute named after N.E. Zhukovsky (1, Zhukovsky Str., Zhukovsky, Moscow Region, 140180, Russian Federation), SPIN-code, ORCID, ScopusID, ResearcherID, sapozhnikovsb@susu.ru

Claimed Contributorship:

GA Forental: conducting experiments and calculations, analysis of the research results, formulation of conclusions, text preparation, layout of the paper.

SB Sapozhnikov: academic advising, revision of the text.

Conflict of Interest Statement: **the authors declare no conflict of interest.**

All authors have read and approved the final manuscript.

Поступила в редакцию / Received 03.06.2024
Поступила после рецензирования / Reviewed 27.06.2024
Принята к публикации / Accepted 05.07.2024